三稳态尾流驰振能量捕获系统发电性能研究

刘丽兰,吴子英,谭红波

(西安理工大学机械与精密仪器工程学院,710048 西安)

摘　要:利用流体动能能量发电为微电子器件供电已逐渐成为非线性振动领域的研究热点。利用永磁铁产生非线性回复力,将非线性回复力引入到悬臂梁压电能量捕获装置中,提出了一种三稳态尾流驰振能量压电发电装置,获得力学模型及系统控制方程,获得了三稳态系统的稳定和不稳定平衡点表达式,给出了发电系统存在三稳态运动时的结构参数的取值范围。重点研究了等平衡点不同势阱深度、等势阱深度不同平衡点位置对系统的动力学响应及发电性能的影响。结果表明,等平衡点条件下浅阱系统的起振折合流速更低、发电性能更好。

关键词:三稳态;尾流驰振;能量捕获;发电性能

中图分类号:O322　　**文献标志码:**A

Study on the power generation performance of the tristable wake galloping harvester

LIU Lilan, WU Ziying, TAN Hongbo

(School of Mechanical and Instrumental Engineering, Xi'an University of Technology, 710048 Xi'an, China)

Abstract: Harvesting flow kinetic energy to power microelectronic devices has become a research hot topic in the area of nonlinear vibration dynamics. Nonlinear restoring force is provided by magnetic repulsion force of the permanent magnet. A tristable wake galloping vibration energy harvester is put forward by embedding the nonlinear restoring force in the piezoelectric cantilever and power generation system in the paper. The mechanical model and governing equations are established. The analytic expressions of stable and unstable equilibrium points are obtained. The value range of structure parameters is acquired when tristable motion occurs in the tristable wake galloping vibration energy harvester. The dynamic performance and power generation performance are studied by simulations under the condition of the equal equilibrium points with different potential well depth and the equal potential well depth with different equilibrium points. The simulation results show that the reduced velocity of the tristable wake galloping vibration energy harvester under the condition of the equal equilibrium points with shallow potential well depth is smaller than that under the condition of the equal equilibrium points with other potential well depth, so is the power generation performance.

Key words: tristable; wake galloping; energy harvesting; power generation performance

---

收稿日期:2021-04-28　　**修回日期:**2022-02-17

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No. 11572243)

通信作者:刘丽兰,博士,副教授。E-mail:liulilans@163.com

引用格式:刘丽兰,吴子英,谭红波. 三稳态尾流驰振能量捕获系统发电性能研究[J]. 应用力学学报,2022,39(3):498-505,526.

LIU Lilan, WU Ziying, TAN Hongbo. Study on the power generation performance of the tristable wake galloping harvester[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2022, 39(3):498-505,526.

随着资源枯竭的态势日益严峻,大量学者将研究目光转向了可再生能源技术[1-2]。自然界中流体能量丰富,河流、管路中的流体触手可及。基于流致振动能量捕获技术逐渐受到了国内外学者的关注。驰振是流致振动的一种振动类型,是流体脱落产生升力分量引起的失稳性振动,具有高振幅、低频率等特点。驰振可分为横流驰振与尾流驰振两种,横流驰振振幅会随着流速一直上升,而尾流驰振振幅虽然随着流速增加,但存在一定的上限。在尾流驰振研究方面,Yan 等[3]建立 D 型驰振能量捕获装置,获得了前置钝体不同间距对功率密度的影响规律。Shan 等[4]也对不同间距涡激振振动能量捕获装置进行研究,实验获得了电压与钝体间距风速的三维关系曲面。Zhang 等[5]在间距布置方面也做了研究工作。Abdelkefi等[6]将驰振系统等效为线性振动系统,进行了理论研究与实验研究,获得了流速对驰振振动特性及发电效率的影响规律。

上述研究工作基本上都可简化为单自由度线性振动系统。近年来,随着诸多学者对非线性理论的关注度增加,非线性系统与线性系统相比具有更大的工作带宽,俘能效率也有所提高。目前引入非线性回复力的方法可以分为非线性弹簧力、含预紧力的屈曲梁以及非线性磁力[7-9]。Alhadidi 等[10]将非线性磁力引入尾流驰振能量捕获器中,并研究对比了线性系统与双稳态系统对尾流驰振能量捕获器的影响,研究表明双稳态系统的振幅更高、频带更宽。对于非线性回复力的研究多居于双稳态,如考虑双稳态的涡激振和驰振组合式结构[11]、非线性磁力结构[12]。部分学者将目光开始转向三稳态系统,Cao 等[13]研究了三稳态系统非线性刚度表达式中位移三次幂和五次幂系数对势能函数形状及势阱深度的影响,获得了系数对势阱深度的三维影响规律,发现较浅的三稳态势阱可以增强带宽以及低频激励下的俘能效率。Meghashyam 等[14]采用多尺度法分析三稳态振动能量采集器的阱内和阱间运动及稳定性,可以有效识别参数空间的关键分支,得到采集器的有效频率带宽。汪灿等[15]利用线性弹簧构建了多稳态能量采集器,并研究了势能函数随不同参数的变化趋势,得到了三稳态的存在范围,并对不同势能函数下系统响应进行了研究。总的来说,相比于机械振动,将三稳态引入流致振动俘能的研究较少。基于上述背景,本研究将三稳态振动模式引入到流致振动能量捕获装置中,提出了一种嵌入非线性回复力的尾流驰振能量压电式发电装置,简化并给出系统的力学模型及控制方程,研究了三稳态系统参数变化对势能函数的影响,并进一步研究了三稳态势能函数变化对尾流驰振能量捕获器发电性能的影响。

1 三稳态驰振发电装置结构

1.1 结构示意图

本研究提出的三稳态尾流驰振能量悬臂梁压电式发电装置结构如图 1 所示,该装置由基座、压电片、悬臂梁、永磁铁、阻流体、方形钝体等组成。一方形截面阻流体与悬臂梁自由端相连,分别在阻流体和基座上安装磁极相同的永磁铁,非线性磁斥力为阻流体的往复振动提供非线性回复力。

阻流体的正前方固定放置一个方形钝体,当来流冲击固定方形钝体时,流体会在钝体绕流之后产生交替往复的漩涡,漩涡再次冲击阻流体振子,产生交替往复升力迫使阻流体发生振动,带动悬臂梁发生形变产生电荷,将压电片和负载电路进行串联以采集电量,从而将流体动能转化为有用的电能。

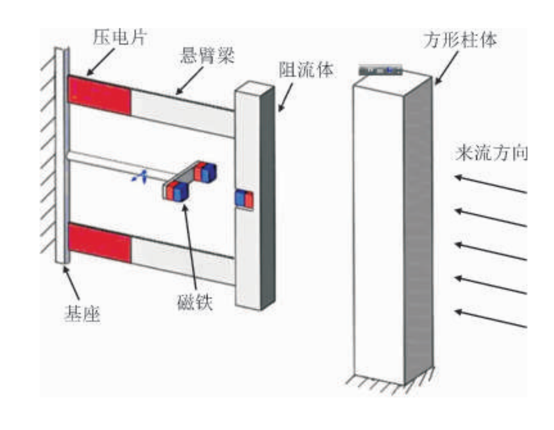


图 1 三稳态尾流驰振能量捕获器示意图

Fig. 1 Schematic of tristable wake galloping harvester

1.2 力学模型及外部电路

为了简化分析,本研究采用集总参数建模方式,将悬臂梁质量、阻流体质量及上面磁铁简化为质量 M,永磁体间非线性磁斥力简化为图 2 中的非线性回复力 $\frac{\mathrm{d}U_{\mathrm{tri}}}{\mathrm{d}y}$,力学模型及外部电路如图 2 所示。

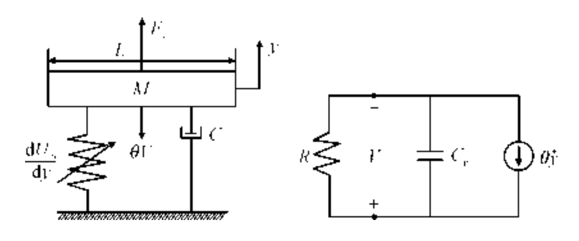


图 2　捕获器力学模型及外部电路

Fig. 2　Mechanical model and external circuit of the harvester

根据牛顿第二定律和基尔霍夫定律,三稳态驰振能量捕获系统的控制方程为

$$\begin{cases} M\ddot{y}+C\dot{y}+\dfrac{\mathrm{d}U_{\mathrm{tri}}}{\mathrm{d}y}+\theta V=F_y \\ C_{\mathrm{p}}\dot{V}+\dfrac{V}{R}+\theta\dot{y}=0 \end{cases} \tag{1}$$

式中:M 为阻流体和悬臂梁结构的等效质量;C 为黏性阻尼;$\mathrm{d}U_{\mathrm{tri}}/\mathrm{d}y$ 表示非线性回复力;θ 为机电耦合系数;y 为阻流体垂向振动位移;C_{p} 为压电片的电容;R 为负载电阻;V 为输出电压;F_y 为流体作用在阻流体上产生的升力,可表示为[10]

$$F_y=\frac{1}{2}\rho U^2DC_{\mathrm{F}}\sin\left(2\pi S_{\mathrm{t}}\frac{U}{D}t\right) \tag{2}$$

式中:ρ 为流体密度;U 为流体速度;D 为固定方形钝体的边长;经验量纲为一的升力系数 $C_{\mathrm{F}}=0.3$;斯特劳哈尔系数 $S_{\mathrm{t}}=0.2$。

三稳态势能函数 U_{tri} 可以表达为[13]

$$U_{\mathrm{tri}}=\frac{1}{2}k_1y^2+\frac{1}{4}k_2y^4+\frac{1}{6}k_3y^6 \tag{3}$$

式中 k_1、k_2 和 k_3 为非线性回复力系数。根据劳斯判据,当其系数同时满足 $k_2^2-4k_1k_3>0$,$k_1>0$,$k_2<0$ 及 $k_3>0$ 时,U_{tri} 满足三稳态振动存在条件。

1.3　归一化处理

为了便于计算及分析其内部参数特性,首先引入量纲为一的参数对式(1)进行归一化处理,令

$$\tau=t\omega_{\mathrm{n}},y_\tau=\frac{y}{D},V_\tau=\frac{C_{\mathrm{P}}}{\theta D}V,m^*=\frac{\rho D^2C_{\mathrm{F}}}{2M},$$

$$U_{\mathrm{r}}=\frac{U}{\omega_{\mathrm{n}}D},\kappa=\frac{\theta^2}{M\omega_{\mathrm{n}}{}^2C_{\mathrm{P}}},\alpha=\frac{1}{RC_{\mathrm{P}}\omega_{\mathrm{n}}}$$

式中:y_τ 为量纲为一的位移;V_τ 为量纲为一的电压;m^* 为质量比;U_{r} 为折合流速;κ 为量纲为一的机电耦合系数;α 为机械电气时间常数;阻尼比 ζ_{m} 可由 $C=2\zeta_{\mathrm{m}}M\omega_{\mathrm{n}}$ 获得,其中 ω_{n} 为无阻尼固有频率,则式(1)变形为

$$\begin{cases} y_\tau''+2\zeta_{\mathrm{m}}y_\tau'+\beta y_\tau+\mu y_\tau^3+\gamma y_\tau^5-\kappa V_\tau=m^*U_r^2\sin(\Omega t) \\ V_\tau'+\alpha V_\tau+y_\tau'=0 \end{cases} \tag{4}$$

则无量纲化后的势能函数和非线性回复力可以表示为

$$U_\tau=\frac{1}{2}\beta y_\tau^2+\frac{1}{4}\mu y_\tau^4+\frac{1}{6}\gamma y_\tau^6 \tag{5}$$

$$F_\tau=\beta y_\tau+\mu y_\tau^3+\gamma y_\tau^5 \tag{6}$$

其中

$$\Omega=2\pi S_{\mathrm{t}}\frac{U}{D}t,\beta=\frac{k_1}{M\omega_{\mathrm{n}}^2},$$

$$\mu=\frac{k_2D^2}{M\omega_{\mathrm{n}}^2},\gamma=\frac{k_3D^4}{M\omega_{\mathrm{n}}^2}$$

1.4　平均发电功率

流体产生的升力迫使阻流体产生往复振动,从而使悬臂梁发生形变,压电片将变形能转换为电能输出,该发电装置的平均输出功率为

$$P=\frac{1}{t_1-t_0}\int_{t_0}^{t_1}\frac{V_\tau^2}{R}\mathrm{d}t=\frac{1}{n\mathrm{d}t}\sum_{k=1}^{n}\frac{V_\tau^2}{R}\mathrm{d}t \tag{7}$$

式中:P 为某一时间内的平均输出功率;t_0 和 t_1 分别为某一时间内的开始时刻和终止时刻;n 为时间段内的步长数。

2　系统结构参数对势能函数影响

2.1　系统结构参数取值范围研究

由无量纲化系统的非线性回复力式(6)可知,若 t_0 有解,则其解的形式可写为

$$y_{\tau1}=0,y_{\tau2}^2=\frac{-\mu+\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}}{2\gamma},$$

$$y_{\tau3}^2=\frac{-\mu-\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}}{2\gamma} \tag{8}$$

式中:$y_{\tau1}$ 和 $y_{\tau2}$ 为稳定平衡点;$y_{\tau3}$ 为不稳定平衡点。

根据劳斯判据可以得出,平衡点的存在取决于 β,μ,γ 的正负性及其大小。在 $\mu^2-4\beta\gamma>0$ 的前提下,当 $y_{\tau2}^2$ 或 $y_{\tau3}^2$ 存在解时,系统有 3 个平衡点,为双稳态振动;当 $y_{\tau2}^2$ 和 $y_{\tau3}^2$ 均存在解时,系统有 5 个平衡点,为三稳态振动。而当 $\mu^2-4\beta\gamma<0$ 时,$y_{\tau2}^2$ 与 $y_{\tau3}^2$ 不存在,系统只有一个零平衡点,为单稳态振动。所以根据五次多项式的性质,当系统结构参数 $\beta>0$,$\mu<0$,

$\gamma>0$ 时，才能保证系统存在5个平衡点，发生三稳态振动。三稳态系统的势能函数如图3所示，此时系统有5个平衡点，其中3个为稳定平衡点，2个为不稳定平衡点，$\Delta U_{\tau1}$ 和 $\Delta U_{\tau2}$ 分别表示势阱深度，即阱深。

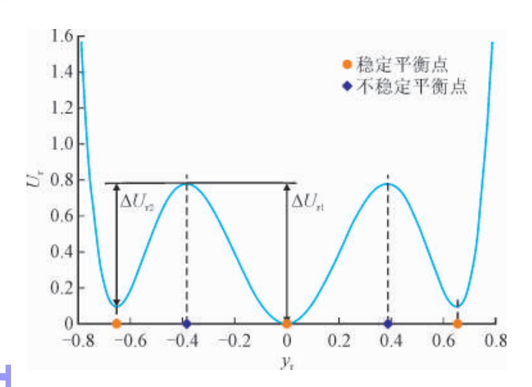


图3 三稳态系统势能函数示意图

Fig. 3 Schematic of tristable potential function

现取 $\beta=24$、$\mu=[-500,0]$、$\gamma=[-300,500]$，得到平衡点位置随系统结构参数变化的三维图，如图4所示，其俯视图如图5所示。图5中Ⅰ区表示1个平衡点存在区域，Ⅱ区表示3个平衡点存在区域，Ⅲ区表示5个平衡点存在区域。

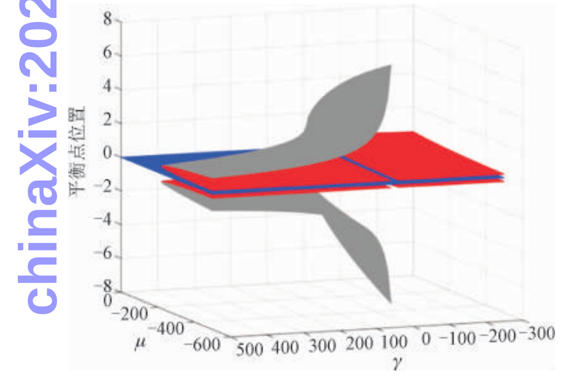


图4 平衡点位置三维分布图

Fig. 4 3D distribution plot of equilibrium points

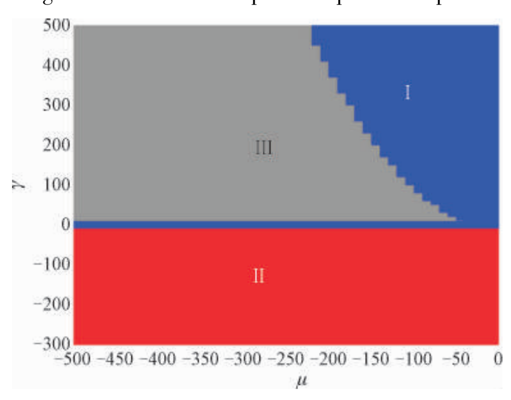


图5 三稳态区域划分俯视图

Fig. 5 Top view of 3D distribution plot of equilibrium points

由图4与图5可知：当 $\gamma=[-300,0]$，$\mu=[-500,0]$ 时，系统存在3个平衡点，故其属于双稳态发生区间，如图5中的Ⅱ区域；当 $\gamma=[0,500]$，$\mu=[-500,0]$ 时，系统有5个平衡点或1个平衡点，系统对应三稳态或单稳态发生区域，如图5中的Ⅰ和Ⅲ区域。

2.2 三稳态系统结构参数对势阱深度的影响

系统结构参数取值不同会引起势能函数的阱深发生变化。由式（8）可知，当系统处于三稳态运动模式时，系统的5个平衡点为：$y_{\tau1}=0$，$y_{\tau2}=\pm\sqrt{\frac{-\mu+\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}}{2\gamma}}$，$y_{\tau3}=\pm\sqrt{\frac{-\mu-\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}}{2\gamma}}$。

将这5个平衡点分别代入式(5)可得

$$U_\tau(y_{\tau1})=0,$$

$$U_\tau(y_{\tau2})=\frac{\mu\left(\mu-\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}\right)^2}{16\gamma^2}-\frac{\beta\left(\mu-\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}\right)}{4\gamma}-\frac{\left(\mu-\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}\right)^3}{48\gamma^2},$$

$$U_\tau(y_{\tau3})=\frac{\mu\left(\mu+\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}\right)^2}{16\gamma^2}-\frac{\beta\left(\mu+\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}\right)}{4\gamma}-\frac{\left(\mu+\sqrt{\mu^2-4\beta\gamma}\right)^3}{48\gamma^2} \tag{9}$$

可得到势阱深度的表达式为

$$\Delta U_{\tau1}=U_\tau(y_{\tau3})-U_\tau(y_{\tau1}),$$
$$\Delta U_{\tau2}=U_\tau(y_{\tau3})-U_\tau(y_{\tau2}) \tag{10}$$

图6给出了 $\beta=24$、$\mu=[-300,0]$、$\gamma=[0,1\,000]$ 时两种阱深的关系，区域A为 $\Delta U_{\tau1}>\Delta U_{\tau2}$ 时的取值区域，虚线B为 $\Delta U_{\tau1}=\Delta U_{\tau2}$ 时的取值区域，区域C为 $\Delta U_{\tau1}<\Delta U_{\tau2}$ 时的取值区域。

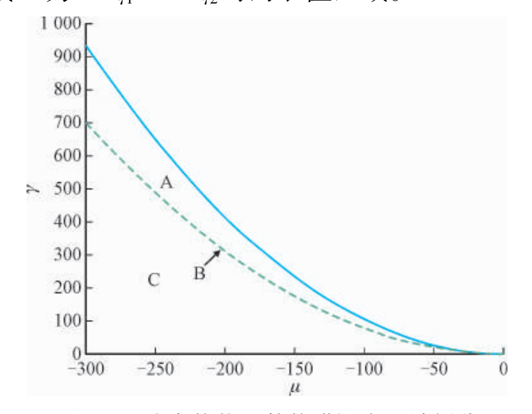


图6 三稳态势能函数势阱深度区域划分

Fig. 6 Depth zone of potential well of tristable potential function

3 数值仿真

对于三稳态尾流驰振能量压电式发电装置,势能函数的阱深及平衡点位置的变化对俘能效果有很大影响,为了提高尾流驰振能量压电式发电装置的俘能效率,从以下两个方面进行数值仿真研究:①等平衡点不同阱深对尾流驰振能量俘获系统的影响;②等势阱深度不同平衡点对尾流驰振能量俘获系统的影响。仿真参数如表 1 所示[16]。

表 1 基本结构参数

Tab. 1 Basic parameters

参数	数值
有效质量 M/kg	0.52
阻尼比 ζ_m	0.003
机电耦合系数 θ/(N·V^{-1})	1.9×10^{-4}
阻流体长度 L/m	0.1
水密度 ρ/(kg·m^{-3})	1 000
阻流体直径 D/m	0.05
有效电容 C_p/nF	187
电阻 R/Ω	2.7×10^5

3.1 等平衡点不同阱深对尾流驰振系统响应的影响

本节给定平衡点值与不同的 β 值,通过求逆解得到对应的 μ 值与 γ 值,由此得到等平衡点下不同阱深的势能函数,如图 7 所示。

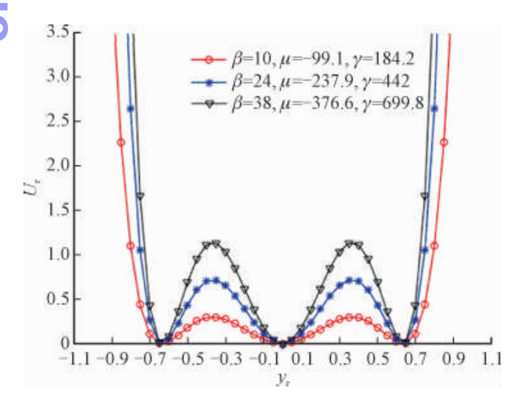


图 7 等平衡点不同阱深下的势能函数

Fig. 7 Potential function plot under different depth of potential well

图 7 表明,当 β、μ 和 γ 分别取 3 组数据(β,μ,γ) = (10, −99.1, 184.2), (24, −237.9, 442) 和 (38, −376.6, 699.8) 时,其势能函数对应的 5 个平衡点均相同,分别为 $y_{r1}=0$, $y_{r2}=\pm0.3668$ 和 $y_{r3}=\pm0.6352$。然而 3 组数据下,其阱深是不同的,分别为 $\Delta U_{r1}=\Delta U_{r2}=0.299$, 0.7166 和 1.136。可以看出随着结构参数绝对值的增大,势能函数曲线的阱深逐渐增大。

为了研究等平衡点情况下不同阱深变化对尾流驰振系统振动响应的影响,图 8 给出了 3 种阱深时尾流驰振系统的振幅比。流体升力作用于阻流体迫使其发生振动产生位移,其位移偏离初始位置的峰峰值称为振幅比,其可表示为

$$A^* = \left(\max\int_{t_0}^{t_1} y\mathrm{d}t - \min\int_{t_0}^{t_2} y\mathrm{d}t\right)/D \qquad (11)$$

式中:A^* 为振幅比;t_0 和 t_1 分别表示为系统振动的开始时刻和终止时刻。

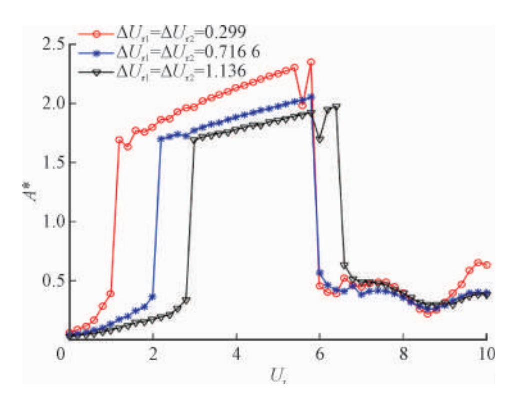


图 8 等平衡点不同阱深下尾流驰振的振幅比

Fig. 8 Amplitude ratio of the bluff under different depth of potential well

从图 8 可以看出,尾流驰振系统在不同阱深下振幅比不同,阱深越浅其起振流速越低,且浅阱系统的振幅更大,证明了阱深对系统振幅有明显影响。当折合流速较高时,浅阱系统首先收缩至阱内运动。

为了进一步验证等平衡点不同阱深对尾流驰振动力学的影响,现选取两种势阱深度 $\Delta U_{r1}=\Delta U_{r2}=0.299$ 和 $\Delta U_{r1}=\Delta U_{r2}=1.136$,及折合流速分别为 $U_r=0.5$、$U_r=2$ 和 $U_r=4$ 时的系统相图和发电电压进行对比,如图 9 所示。

从图 9 可以看出:当 $U_r=0.5$ 时,两种阱深下三稳态尾流驰振系统均做阱内运动,局限于中间势阱,且浅阱系统振幅较大,振幅由 0.025 增大到 0.07,增大了 180%,最大电压从 0.013 增大到 0.02,增大了 53.8%,发电效果明显变好;当 $U_r=2$ 时,激励力增大,浅阱系统可以越过势垒做阱间运动,而较深势阱的系统仍然局限单个势阱,振幅由 0.1 增大到 0.9,增大了 800%,最大电压从 0.05 增大到 0.48,增大

了 860%；当 $U_r=4$ 时，由于激励力加强，两种阱深的系统均可做阱间运动，但明显浅阱系统的振幅更大，振幅由 0.84 增大到 1.0，增大了 19%，最大电压从 0.65 增大到 0.8，增大了 27.7%；发电效果更好，是由于浅阱系统越过势垒需要的能量较深阱系统低，同样外界激励能量下振动的幅值就越大。

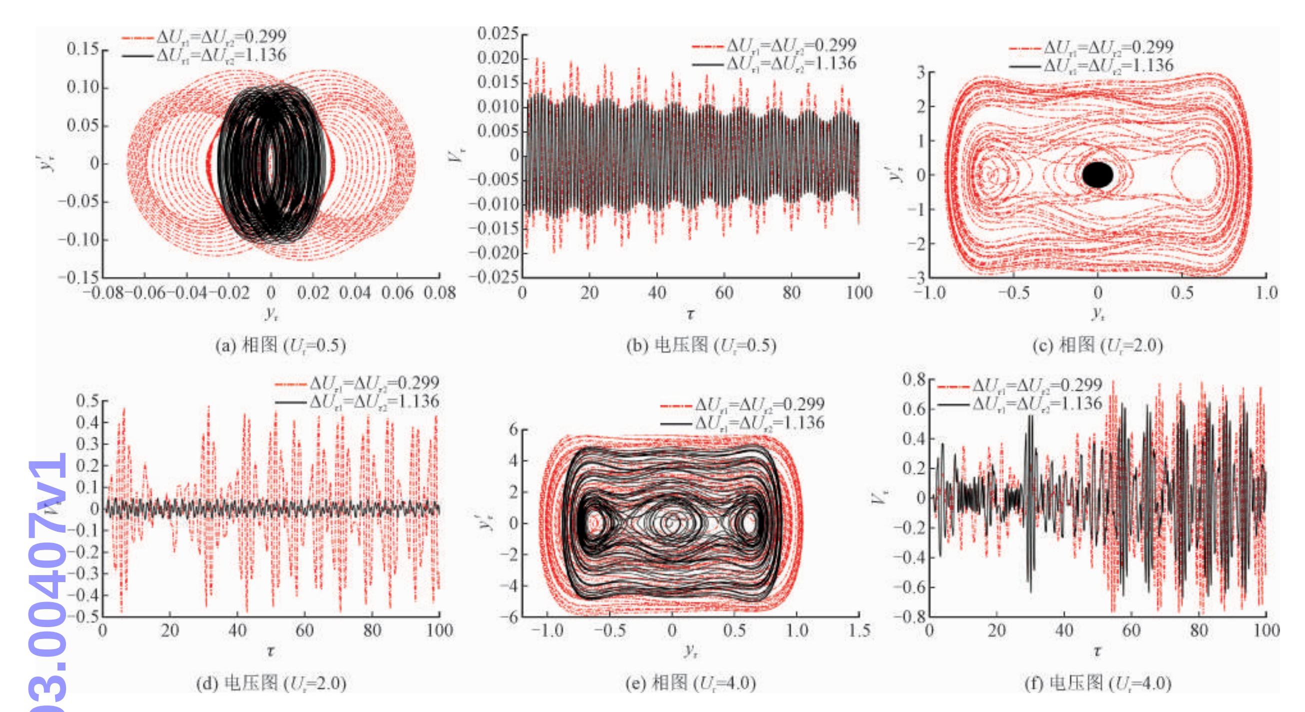


图 9　等平衡点不同阱深下系统的相图与电压

Fig. 9　Phase diagram and voltage under different depth of potential well

为了分析势阱深度对系统发电性能的影响，图 10 和图 11 给出了等平衡点不同阱深时尾流驰振系统输出的峰值电压与平均功率。

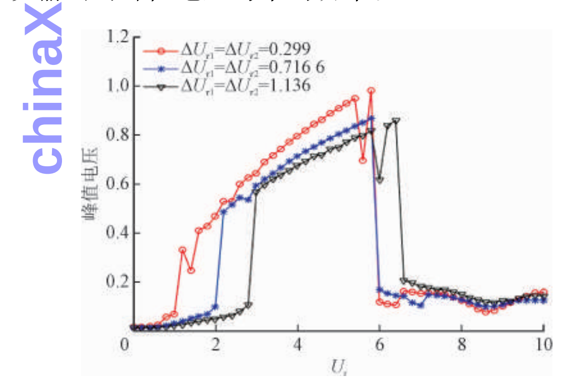


图 10　等平衡点不同阱深下系统的峰值电压

Fig. 10　Peak voltage under different depth of potential well

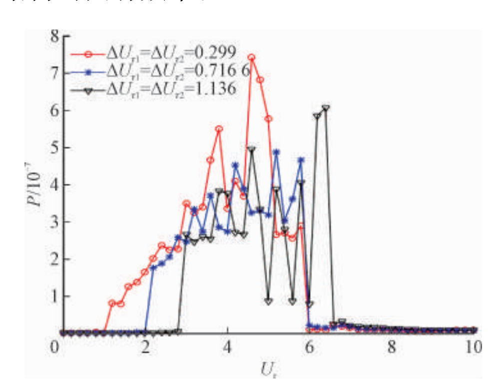


图 11　等平衡点不同势阱深度下系统的平均功率

Fig. 11　Average power under different depth of potential well

综合图 10 与图 11 可以看出：势阱深度的变化对三稳态振动系统的振幅比、峰值电压及平均功率的影响有着相似的变化趋势，但整体而言，浅阱系统的起振流速低于深阱系统，并且浅阱系统输出的发电电压和平均功率高于深阱系统，浅阱系统的发电效率更高；三稳态驰振系统高效工作的流速区间时有限的，在折合流速高于某一值（$U_r=6$）时，系统的发电效率急剧降低，振幅较小，局限于单个势阱，可能是因为折合流速较高，导致涡泄频率较大，远高于系统结构的固有频率。

3.2　等阱深不同平衡点对尾流驰振系统响应的影响

本节选取阱深 $\Delta U_{\tau1}=\Delta U_{\tau2}=0.299$，给定不同的 β 值，通过求逆解得到对应的 μ 值与 γ 值，获得等阱深下不同平衡点位置的势能函数，如图 12 所示。

从图 12 可以看出：当 $(\beta,\mu,\gamma)=(6,-35.7,39.8)$

时，其平衡点为 $y_{\tau1}=0$，$y_{\tau2}=\pm0.47$ 和 $y_{\tau3}=\pm0.82$；当 $(\beta,\mu,\gamma)=(8,-63.4,94.3)$ 时，其平衡点为 $y_{\tau1}=0$，$y_{\tau2}=\pm0.41$ 和 $y_{\tau3}=\pm0.71$；当 $(\beta,\mu,\gamma)=(10,-99.1,184.1)$ 时，其平衡点为 $y_{\tau1}=0$，$y_{\tau2}=\pm0.37$ 和 $y_{\tau3}=\pm0.64$。可以看出，随着结构参数绝对值的增大，势能函数变得越来越窄。

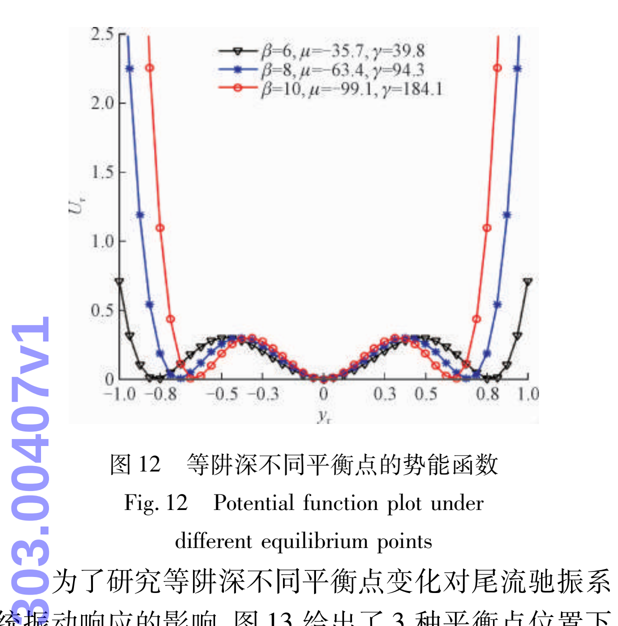


图 12　等阱深不同平衡点的势能函数

Fig. 12　Potential function plot under different equilibrium points

为了研究等阱深不同平衡点变化对尾流驰振系统振动响应的影响，图 13 给出了 3 种平衡点位置下尾流驰振系统的振幅比。

从图 13 可以看出：在等阱深条件下，虽然势能函数的平衡点不同，但尾流驰振系统几乎在同一折合流速 $U_r=1$ 时起振，且在同一流速 $U_r=6$ 左右振幅迅速降低，大幅运动区间近乎一致；在 $U_r=[1,6]$ 区间内，平衡点位置越宽的尾流驰振系统的振幅越高，证明了平衡点位置对系统振幅有很大影响。

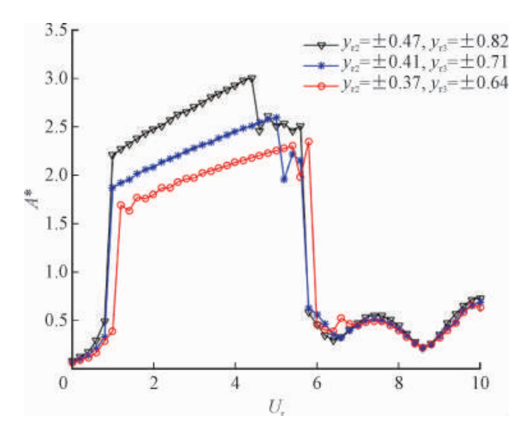


图 13　等阱深不同平衡点下系统的振幅比

Fig. 13　Amplitude ratio of the bluff under different equilibrium points

为了进一步分析其动力学响应，选取图 13 中平衡点 $y_{\tau2}=\pm0.47$、$y_{\tau3}=\pm0.82$ 和 $y_{\tau2}=\pm0.37$、$y_{\tau3}=\pm0.64$，速度节点分别为 $U_r=0.5$、$U_r=2$、$U_r=8$ 时的尾流驰振系统的相图与电压图进行对比，如图 14 所示。

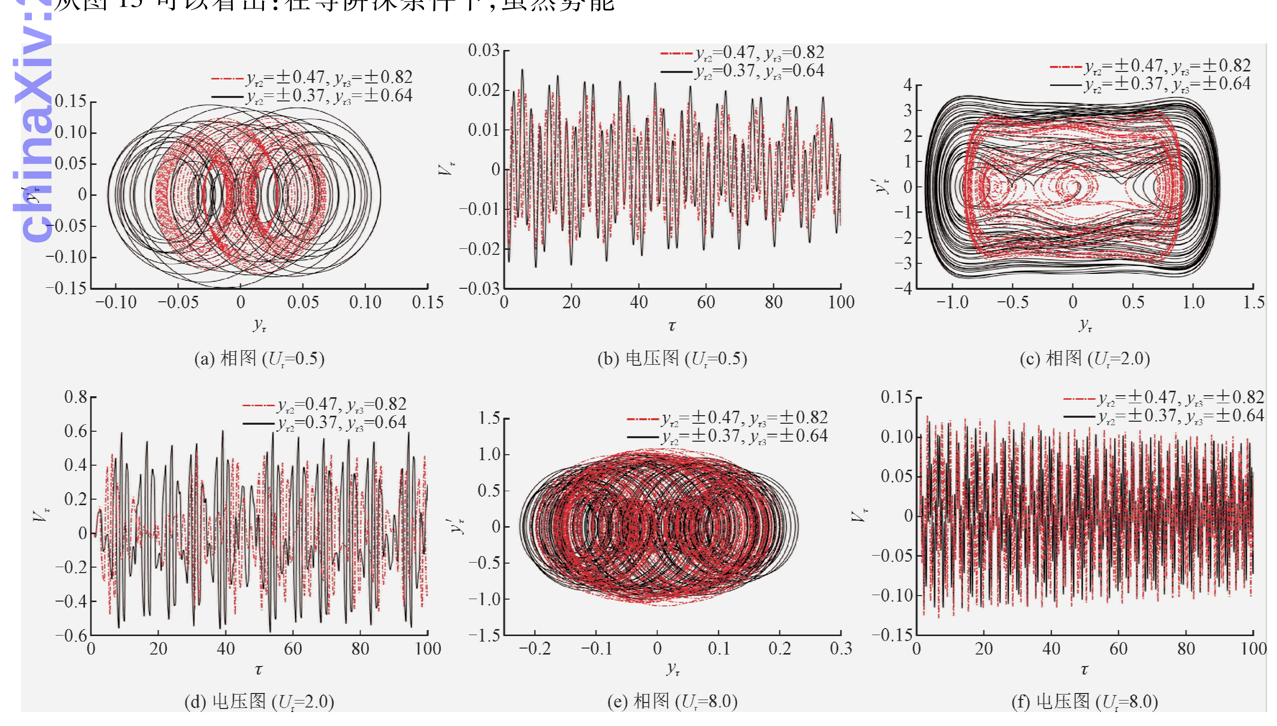


图 14　等阱深不同平衡点下系统的相图与电压

Fig. 14　Phase diagram and voltage under different equilibrium points

由图 14 可以看出：当 $U_r=0.5$ 时，两种平衡点位置下三稳态尾流驰振系统均做阱内运动，且平衡点位置较宽的系统振幅较大，发电效果相对较好；当 $U_r=2$ 时，由于激励力增大，两种情况下的系统均做阱间运动，振幅变大，但明显平衡点位置较宽的系统振幅更大，发电效果更好；当 $U_r=8$ 时，由于涡泄频率变化，已远离系统有效捕获区间，系统只能做阱内小幅运动，振动幅值迅速减小。

为了分析平衡点变化对系统发电性能的影响，图 15 和图 16 给出了等势阱深度不同平衡点时尾流驰振系统输出的峰值电压与平均功率。

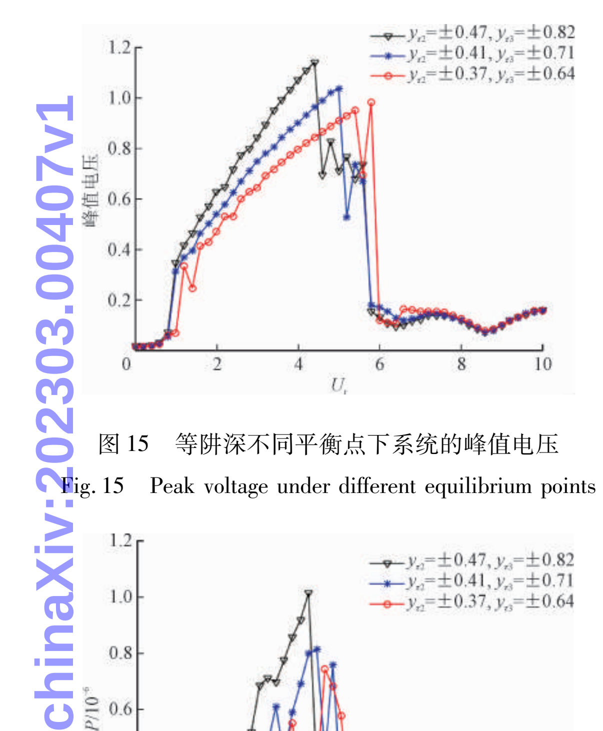


图 15　等阱深不同平衡点下系统的峰值电压

Fig. 15　Peak voltage under different equilibrium points

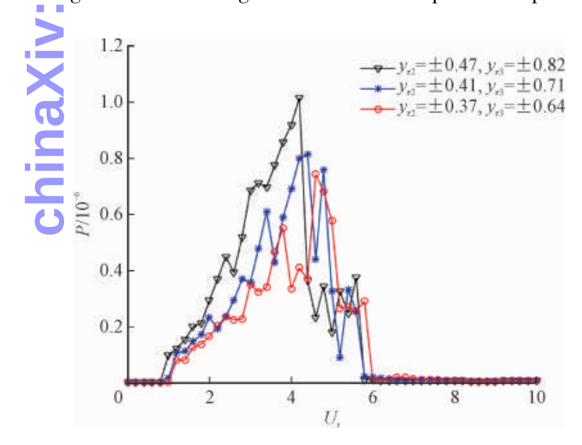


图 16　等阱深不同平衡点下系统的平均功率

Fig. 16　Average power under different equilibrium points

综合图 15 与图 16 可以看出：尾流驰振系统的峰值电压与平均功率均在折合流速 $U_r=1$ 和 $U_r=6$ 时发生跳跃，其变化趋势与振幅比变化相似；三稳态尾流驰振系统在等势阱深度下，在有效折合流速区间范围内势能函数平衡点越宽的系统振幅越大，发电效率更高，说明了平衡点越宽俘能结构的发电性能越好。

4　结　论

根据磁铁间磁斥力提供的非线性回复力，本研究将非线性回复力嵌入到悬臂梁压电发电装置中，从而悬臂梁压电发电装置呈现三稳态振动模式，建立了发电装置力学模型及控制方程，结论如下。

1）获得了三稳态系统的稳定和不稳定平衡点表达式，对三稳态存在区域进行了参数分析，给出了发电系统存在三稳态运动时的结构参数的取值范围；给出了势阱深度与结构参数间关系的解析表达式及变化规律。

2）重点研究了等平衡点不同势阱深度、等势阱深度不同平衡点位置对系统的动力学响应及发电性能的影响。结果表明：等平衡点不同阱深条件下浅阱系统的起振折合流速更低，当浅阱与深阱系统都发生阱间运动时，浅阱状态下的尾流驰振系统振幅更大，输出电压和发电功率更高；等阱深不同平衡点条件下宽平衡点与窄平衡点的系统起振流速相同，而在发生阱间运动后，宽平衡点的三稳态系统振幅更大，输出电压和发电功率更高。

参考文献

[1] MAGAGNA D，UIHLEIH A. Ocean energy development in Europe: current status and future perspectives[J]. International journal of marine energy，2015，11：84-104.

[2] ZHANG K M，WEN Z G. Review and challenges of policies of environmental protection and sustainable development in China[J]. Journal of environmental management，2008，88(4)：1249-1261.

[3] YAN Zhimiao，WANG Lingzhi，MUHAMMAD R，et al. Energy harvesting from iced-conductor inspired wake galloping[J]. Extreme mechanics letters，2020，35：100633.

[4] SHAN Xiaobiao，LI Hongliang，YANG Yuancai，et al. Enhancing the performance of an underwater piezoelectric energy harvester based on flow-induced vibration[J]. Energy，2019，172(1)，134-140.

[5] ZHANG Baoshou，MAO Zhaoyong，SONG Baowei，et al. Numerical investigation on VIV energy harvesting of four cylinders in close staggered formation[J]. Ocean engineering，2018，165：55-68.

[6] ABDELKEFI A，SCANLON J M，MCDOWELL E，et al. Performance enhancement of piezoelectric energy harvesters from wake galloping[J]. Applied physics letters，2013，103(3)：033903. 1-033903.5.

（下转第 526 页）